

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2026.01.019

三维效应对海上风机单桩侧向刚度的影响

祝亮¹,王雨¹,罗翔¹,曹淑刚¹,周全智¹,闫琛¹,黄欣羿²

(1. 龙源(北京)新能源工程设计研究院有限公司; 2. 河海大学港口海岸与近海工程学院)

摘要:为探究三维效应对海上风机大直径单桩的影响,针对不同土体中水平受荷的大直径单桩构建了只考虑沿桩身分布的径向和环向应力分量的二维桩土相互作用解析模型,基于该模型分析了三维效应对单桩集总刚度、桩身响应(水平位移、转角、剪力、弯矩)和分布式弹簧刚度的影响。结果表明:三维效应对单桩力控集总刚度、桩身变形与剪力响应的影响很大,而对位控集总刚度、弯矩分布影响不大;忽略三维效应会得到更大的桩身响应,进而导致设计保守;三维效应对 p - y 弹簧的影响不大,而考虑了三维效应的 m - φ 弹簧才是造成单桩集中刚度、桩身响应差异的根本原因,因此在大直径单桩的设计中应当考虑 m - φ 弹簧的影响。

关键词:海上风机;大直径单桩;三维效应;竖向摩擦力;桩土相互作用

Influence of three-dimensional effects on lateral stiffness of offshore wind turbine monopiles

Zhu Liang¹, Wang Yu¹, Luo Xiang¹, Cao Shugang¹, Zhou Quanzhi¹, Yan Chen¹, Huang Xinyi²

(1. Longyuan (Beijing) New Energy Engineering Design and Research Institute Co., Ltd. ;

2. College of Harbour, Coastal and Offshore Engineering, Hohai University)

Abstract: In order to investigate the impact of three-dimensional effects on large-diameter monopiles used in offshore wind turbines, a two-dimensional analytical model for pile-soil interaction was developed for large-diameter monopiles subjected to horizontal loading in various soil types, which considered only the radial and circumferential stress components distributed along the pile shaft. A comparative analysis was then conducted based on this model to investigate the effects of three-dimensional effects on the monopile's lumped stiffness, the response of the pile shaft (horizontal displacement, rotation angle, shear force, and bending moment), and the distributed spring stiffness. The results indicate that three-dimensional effects significantly influence the force-controlled lumped stiffness, pile deformation, and shear response of monopiles, while their impact on position-controlled lumped stiffness and bending moment distribution is relatively minor. Neglecting three-dimensional effects yields larger pile shaft responses, leading to a more conservative design approach. The three-dimensional effect has little influence on the p - y spring; however, the m - φ spring, which accounts for three-dimensional effects, is the fundamental cause of differences in lumped stiffness and pile shaft response in monopiles. Therefore, the influence of the m - φ spring should be considered when designing large-diameter monopiles.

Key words: offshore wind turbine; large-diameter monopile; three-dimensional effect; vertical friction force; pile-soil interaction

海上风能已成为前景广阔的可再生能源形式,在海上风电工程中,大直径单桩是当前应用最广泛的风机基础形式^[1]。作为风电机组的核心支撑结构,海上风机基础不仅是机组在风浪、洋流等恶劣海洋环境中稳定运行的根本保障,还直接承担风机上部主体结构荷载以及各类复杂海洋环境荷载的作用。基础的承载性能对风电安全运行至关重要,因此学者们围绕大直径单桩在不同荷载工况下的承载特性开展了一系列针对性研究^[2-4]。然而,从工程经济性角度来看,海上风机基础建设费用占比颇高,约占整个海上风电工程总建设费用的 25%~30%^[5]。这种高额的基础建设成本已成为制约海上风电产业规模化发展的关键因素之一,因此进一步优化海上风机单桩基础的设计方案、降低建设成本,已成为推动海上风电产业高质量发展的重要课题。

目前,单桩的水平向受力特性通常采用 p - y 曲线法进行描述^[6-7],但广泛使用的 DNV^[6] 和 API^[7] 规范中的 p - y 曲线均基于直径较小的细长柔性桩设计而得。与传统的细长桩不同,大直径单桩具有较小的长径比,因此忽略了沿桩身分布的竖向摩擦力的传统 p - y 曲线并不适用于海上风机大直径单桩的设计^[8-14]。一些学者通过数值模拟和试验对竖向摩擦力对单桩水平向受力特性的影响进行了初步研究^[15-16],确定了竖向摩擦

基金项目: 国家能源集团科技项目 (GJNY-22-13)

作者简介: 祝亮 (1974—),男,高级工程师,主要从事新能源电力开发研究。E-mail:12012195@ceic.com

通信作者: 黄欣羿 (1999—),男,博士研究生,主要从事海上风机基础响应研究。E-mail:huangxinyi@hhu.edu.cn

力对大直径单桩侧向刚度的影响。忽略竖向摩擦力会产生更大的桩身响应,从而导致过分保守的设计,但目前静力条件下三维效应(考虑竖向摩擦力)对单桩的影响以及造成三维效应的机制并没有严格的解析法分析。因此,本文基于 He 等^[17]提出的三维桩土相互作用解析模型,构建只考虑沿桩身分布的径向和环向应力分量的二维模型,并通过与三维模型的结果对比,分析三维效应对单桩侧向刚度的影响。

1 桩土相互作用解析模型

1.1 模型构建

对于顶部受到水平力 H_0 和弯矩 $M_0 = H_0 h$ (h 为荷载的加载高度)的大直径单桩在弹性土体中的响应问题,大直径单桩的长度为 L ,半径为 a ,直径为 D ,桩的壁厚为 t ,He 等^[17]指出桩土相对刚度 $E_p I_p / E_s L^4$ (E_p 、 E_s 分别为桩基与土体的弹性模量, I_p 为桩基的截面惯性矩)大于 0.05 时,可以将单桩基础认为是刚体。本文计算的所有情况都满足上述范围,因此将大直径单桩基础简化为刚体进行计算。

对于不考虑三维效应的二维模型,忽略了沿桩身分布的竖向摩擦力,对应地忽略了竖向的位移,只需考虑桩土界面的水平向位移。因此桩土接触界面上的边界条件可以表示为:

$$u_r(a, \theta, z) = w_r(a, \theta, z) \quad u_\theta(a, \theta, z) = w_\theta(a, \theta, z) \quad (0 \leq \theta \leq 2\pi, 0 \leq z \leq L) \tag{1}$$

其中
$$u_i(a, \theta, z) = \sum_{j=r,\theta} \int_0^L \hat{u}_{ij}(r, \theta, z; a, \theta, c) \sigma_j(a, \theta, c) dc \quad (i = r, \theta) \tag{2}$$

式中: $u_i(a, \theta, z)$ 为土体的位移; $w_i(a, \theta, z)$ 为单桩的位移; $\hat{u}_{ij}(r, \theta, z; a, \theta, c)$ 为土体的格林函数^[17]; $\sigma_j(a, \theta, c)$ 为作用在桩土交界面的分布力(图 1)。

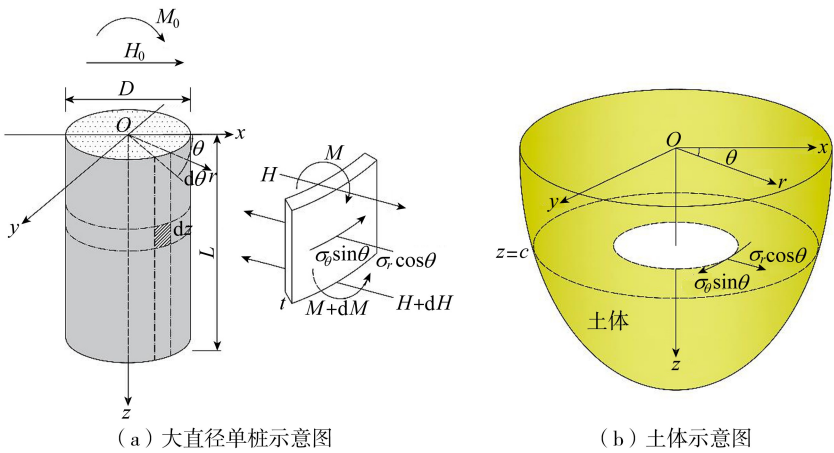


图 1 基于格林函数的二维解析模型

Fig. 1 Green's function-based 2D analytical model

对于刚性大直径单桩基础,桩身上任意一点在水平力和弯矩作用下的位移可分为水平平移和摇摆旋转两部分(图 2):

$$\begin{cases} w_r(a, \theta, z) = w_{x0} \cos \theta - \varphi_0 z \cos \theta \\ w_\theta(a, \theta, z) = \varphi_0 z \sin \theta - w_{x0} \sin \theta \end{cases} \quad (0 \leq z \leq L, 0 \leq \theta \leq 2\pi) \tag{3}$$

式中: w_{x0} 、 φ_0 分别为桩顶的位移与转角。

为求解模型还需要两个额外方程,这两个方程可以从单桩顶部的受力条件中得到:

$$H_{z=0} = H_0 \quad M_{z=0} = H_0 h \tag{4}$$

沿桩身分布的剪力 $H(z)$ 和弯矩 $M(z)$, 可通过分布力与分布弯矩计算得到:

$$\begin{cases} H(z) = \int_z^L p_x(c) dc \\ M(z) = \int_L^z m(c) dc + \int_L^z p_x(c) (c - z) dc \end{cases}$$

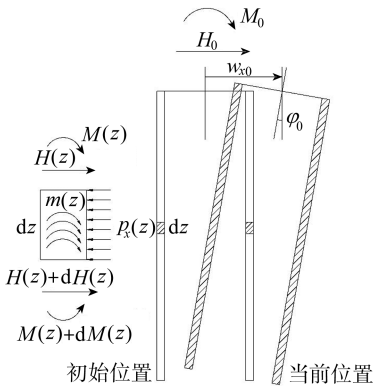


图 2 刚性单桩在水平力和力矩作用下的耦合振动

(5) Fig. 2 Coupled vibration of a rigid monopile under horizontal force and moment

其中

$$p_x(z)=\int_0^{2\pi}[\sigma_r(a,\theta,z)\cos^2\theta-\sigma_\theta(a,\theta,z)\sin^2\theta]ad\theta$$
$$m(z)=-\int_0^{2\pi}\sigma_z(a,\theta,z)\cos^2\theta a^2d\theta$$

式中: $p_x(z)$ 为作用在桩上的分布水平力; $m(z)$ 为作用在桩上的分布弯矩。当不考虑三维效应时,忽略了竖向摩擦力 σ_z ,此时 $m(z)=0$ 。

式(1)和式(4)是一组关于未知分布力 σ_i 和桩顶位移的 Fredholm 积分方程组,可以直接求解。参考 He 等^[18]的方法,可将待求解边界条件写为矩阵形式如下:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{F} & -\boldsymbol{k}_M & -\boldsymbol{k}_F \\ \boldsymbol{G} & 0 & 0 \\ \boldsymbol{H} & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\sigma} \\ \varphi_0 \\ w_{x0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ H_0 \\ M_0 \end{bmatrix}$$

(6)

其中

$$\boldsymbol{\sigma}=(\sigma_r^{(1)}\sim\sigma_r^{(n)},\sigma_\theta^{(1)}\sim\sigma_\theta^{(n)})^T$$
$$\boldsymbol{k}_M=(0\sim-L,0\sim L)^T$$
$$\boldsymbol{k}_F=(1\sim1,-1\sim-1)^T$$

式中: $\boldsymbol{G},\boldsymbol{H},\boldsymbol{F}$ 为系数矩阵,具体表达式见文献[18]。

此外,本文还考虑了均质土、抛物线土和线性土3种不同的土壤类型。土体弹性模量随深度变化表示为 $E_s(z)=k_Ez^\alpha$,其中 k_E 为弹性模量变化系数, α 为土壤不均匀系数,当 $\alpha=0$ 时为均质土, $\alpha=0.5$ 时为抛物线土, $\alpha=1$ 时为线性土。

1.2 模型验证

采用 Wang 等^[19]的试验结果、Wan 等^[20]的精细有限元模型模拟结果验证本文解析模型的正确性。试验结果对比中解析模型土体假设为抛物线土($\alpha=0.5$),泊松比 ν_s 为0.3,弹性模量参考 Robertson 等^[21]的结果,取 $E_{sd}=5\text{ MPa}$ (E_{sd} 是深度为 D 处的土体弹性模量)。有限元模型结果对比中土体为均质土($\alpha=0$),泊松比为0.49,取 $p_x(z)/(w_x(z)G_s)$ (G_s 为土体剪切模量)作为无量纲 p - y 刚度进行对比。由图3、图4可知,本文解析解与试验结果、有限元模拟结果吻合较好,验证了本文格林函数和解析模型的正确性。

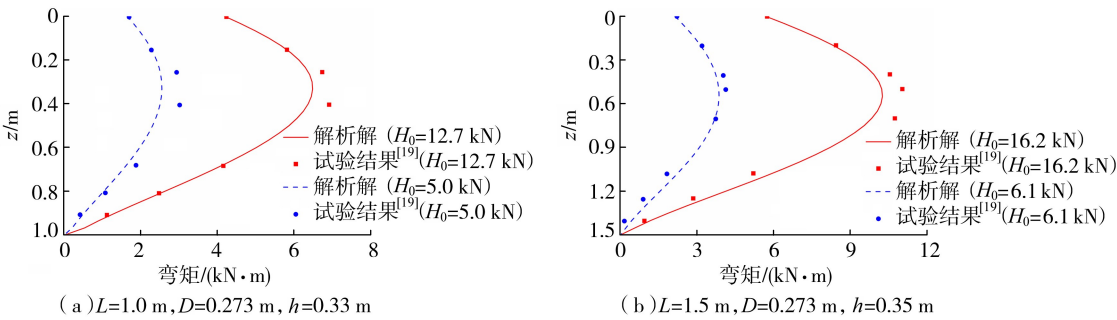


图3 弯矩的解析解与试验结果对比

Fig. 3 Comparison of analytical solutions for bending moment and experimental results

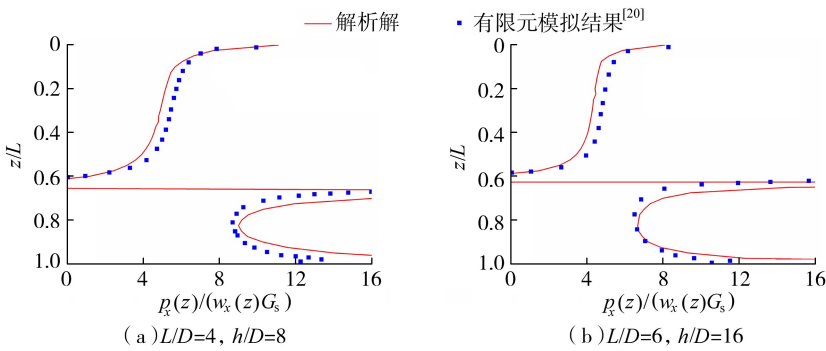


图4 p - y 刚度的解析解与有限元模拟结果对比

Fig. 4 Comparison of analytical solutions for p - y stiffness and finite element simulation results

2 结果与分析

为分析三维效应对单桩基础的影响,将二维模型和三维模型结果的差值定义为:

$$E_r = (f_2 - f_3)/f_3 \tag{7}$$

式中: E_r 为各项单桩响应(单桩的集总刚度、桩身响应以及土弹簧系数)的差值; f_2 为二维模型的模拟结果; f_3 为三维模型的模拟结果。

2.1 三维效应对集总刚度的影响

桩顶所受水平力 H_0 和弯矩 M_0 与相应的水平位移 w_{x0} 和转角 φ_0 之间的关系可用桩头集总静刚度矩阵表示为:

$$\begin{bmatrix} H_0 \\ M_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_H & K_{HM} \\ K_{MH} & K_M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_{x0} \\ \varphi_0 \end{bmatrix} \tag{8}$$

式中: K_H 、 K_M 、 $K_{MH}(=K_{HM})$ 分别为位控水平刚度、位控转动(摇摆)刚度、位控耦合刚度。

对于大直径单桩而言,直接处理桩顶荷载引起的响应通常更为方便。桩顶水平位移、转角与桩顶荷载的关系可以定义为:

$$w_{x0} = \frac{H_0}{K_h} + \frac{M_0}{K_{hm}} \quad \varphi_0 = \frac{M_0}{K_m} + \frac{H_0}{K_{mh}} \tag{9}$$

其中

$$\begin{aligned} K_h &= K_H - K_{HM}^2/K_M & K_{hm} &= K_{HM} - K_M K_H/K_{HM} \\ K_m &= K_M - K_{MH}^2/K_H & K_{mh} &= K_{MH} - K_M K_H/K_{MH} \end{aligned}$$

式中: K_h 、 K_m 、 $K_{mh}(=K_{hm})$ 分别为力控水平刚度、力控转动(摇摆)刚度、力控耦合刚度。

为方便对比,对式(8)、式(9)中的集总刚度进行无量纲化:

$$\begin{cases} \bar{K}_H = K_H/(G_{sd}a) & \bar{K}_{HM} = K_{HM}/(G_{sd}a^2) \\ \bar{K}_{MH} = K_{MH}/(G_{sd}a^2) & \bar{K}_M = K_M/(G_{sd}a^3) \\ \bar{K}_h = K_h/(G_{sd}a) & \bar{K}_{hm} = K_{hm}/(G_{sd}a^2) \\ \bar{K}_{mh} = K_{mh}/(G_{sd}a^2) & \bar{K}_m = K_m/(G_{sd}a^3) \end{cases} \tag{10}$$

式中: G_{sd} 为土体深度为 D 时的土体剪切模量。

由表 1 可知,均质土中三维效应对 $\bar{K}_H$ 和 $\bar{K}_{MH}$ 没有任何影响,对 $\bar{K}_M$ 的影响不大;相较于力控集总刚度,三维效应对位控集中刚度的影响可以忽略不计;三维效应对力控集总刚度的影响较大, E_r 范围为 5%~10%。抛物线土中,三维效应对 $\bar{K}_H$ 和 $\bar{K}_{MH}$ 仍然没有影响,对 $\bar{K}_M$ 的影响相较于均质土更小;但对力控集总刚度的影响较均质土更明显, E_r 范围为 9%~12%。线性土中,三维效应对位控集总刚度的影响仍然可以忽略不计,对力控集总刚度的影响仍然很大;对力控集总刚度的影响较抛物线土进一步增大, E_r 范围为 12%~15%。

表 1 不同土体中三维效应对集总刚度的影响

Table 1 Influence of three-dimensional effects on lumped stiffness in different soils									
集总刚度类型	均质土			抛物线土			线性土		
	不考虑三维效应	考虑三维效应	$E_r/\%$	不考虑三维效应	考虑三维效应	$E_r/\%$	不考虑三维效应	考虑三维效应	$E_r/\%$
$\bar{K}_H$	32.68	32.68	0.00	55.27	55.27	0.00	105.04	105.04	0.00
$\bar{K}_M$	1621.02	1678.65	-3.43	3306.41	3397.92	-2.69	6911.41	7072.95	-2.28
$\bar{K}_{MH}$	-184.62	-184.62	0.00	-379.57	-379.57	0.00	-789.15	-789.15	0.00
$\bar{K}_h$	11.62	12.35	-5.91	11.59	12.77	-9.24	14.69	16.75	-12.30
$\bar{K}_m$	578.12	635.75	-9.06	699.78	791.29	-11.56	982.92	1144.46	-14.12
$\bar{K}_{mh}$	101.98	112.18	-9.09	100.88	114.19	-11.66	128.46	149.94	-14.33

注:大直径桩的 $L/D = 5$ 。

由图 5 可知,在 $3 \leq L/D \leq 8$ 时,三维效应对力控集总刚度的影响范围为 5%~30%,且随着 L/D 的增大而减小。对于相同的长径比,随着 α 的增大三维效应的影响也随之增加。

2.2 三维效应对桩身响应的影响

为了更好地理解土壤与单桩之间的相互作用,分析了不同土体中三维效应对桩身变形与内力的影响。

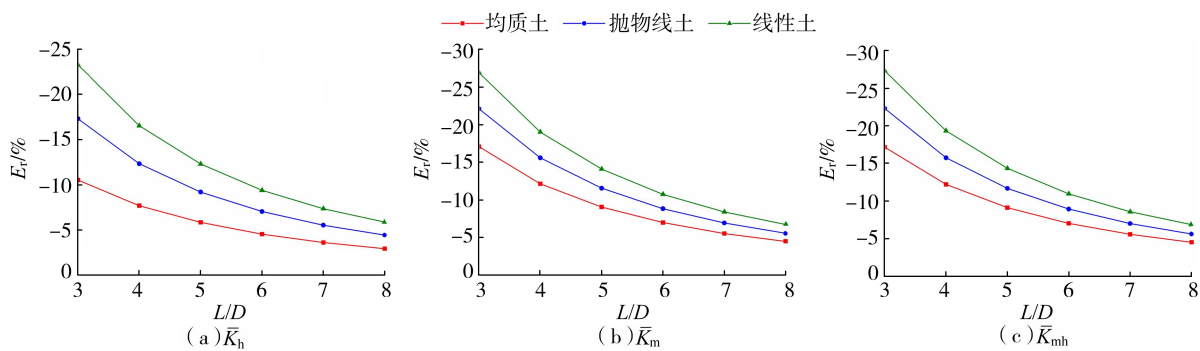


图 5 不同长径比时三维效应对力控集总刚度的影响($\nu_s=0.35$)

Fig. 5 Influence of three-dimensional effects on force-controlled lumped stiffness at different aspect ratios ($\nu_s=0.35$)

图 6 为不同土体中, $L/D=5$ 、 $h/D=10$ 的单桩桩身响应的对比, 所有土体的泊松比均取 0.35。由图 6 可知, 均质土中, 三维效应对水平位移、转角、剪力分布均具有较大影响, 而对桩身弯矩分布影响不大, 可以忽略。对于桩身变形, 忽略三维效应会明显增大桩身的水平位移和转角; 对于剪力分布, 忽略三维效应同样增大了沿桩身分布的剪力。当忽略三维效应时, 桩身变形与内力计算值都会变大, 进而导致设计保守。抛物线土中, 三维效应对弯矩的影响仍然很小, 对水平位移、转角和剪力的影响仍然很大, E_r 范围为 12%~16%, 三维效应的影响效果较均质土更为明显。线性土中, 三维效应对弯矩分布的影响仍然可以忽略不计, 对其余桩身响应的影响仍然很大, E_r 范围为 15%~20%。

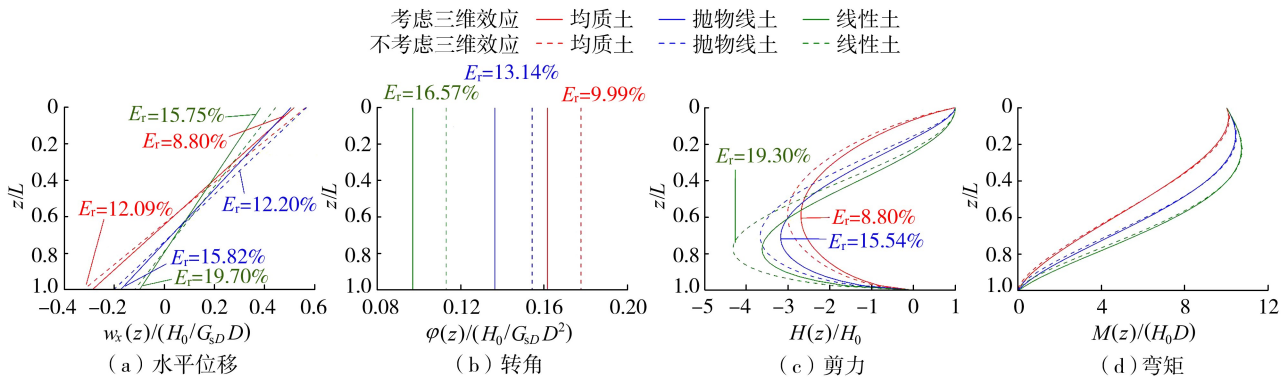


图 6 不同土体中三维效应对桩身响应的影响

Fig. 6 Influence of three-dimensional effects on pile shaft response in different soils

由图 7 可知, 在 $3 \leq L/D \leq 8$ 时, 三维效应对桩身响应的影响最大能够达到 40% 以上, 三维效应对单桩响应的影响与集总刚度类似, 随着长径比的增大而减小, 且随着 α 的增大而增大。

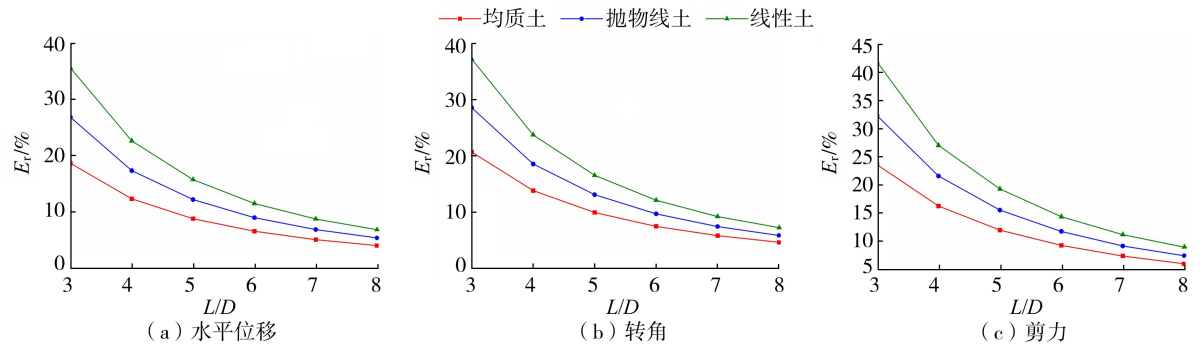


图 7 不同长径比时三维效应对桩身响应的影响($\nu_s=0.35$)

Fig. 7 Influence of three-dimensional effects on pile shaft response at different aspect ratios ($\nu_s=0.35$)

2.3 三维效应对分布式弹簧刚度的影响

为分析造成集总刚度与桩身响应差异的原因, 对简化的分布式 Winkler 弹簧模型进行对比分析。在一维的分布式 Winkler 弹簧模型中, 桩基的位移和转动可表示为:

$$w_x(z) = w_{x0} - \varphi_0 z \quad \varphi(z) = \varphi_0 \quad (0 \leq z \leq L)$$

(11)

考虑三维效应的模型中,分布式 Winkler 弹簧刚度可写为^[17,19]:

$$k_x(z) = p_x(z)/w_x(z) \quad k_\varphi(z) = m(z)/\varphi(z)$$

(12)

为方便应用,弹簧刚度无量纲为 $k_x(z)/G_s(z)$ 和 $k_\varphi(z)/G_s(z)D^2$, 分别称为 p - y 刚度和 m - φ 刚度。当不考虑三维效应时忽略沿桩身分布的弯矩,因此只存在 p - y 刚度,不存在 m - φ 刚度。由图 8 可知,3 种土体中,三维效应对 p - y 刚度的影响始终小于 5%,说明 p - y 刚度不是对桩身响应和集总刚度产生差异的关键因素。在二维模型中,忽略了竖向摩擦力 $\sigma_z(a, \theta, c)$, 这时没有考虑由于竖向摩擦力产生的沿桩身分布的附加弯矩 $m(z)$ 。而沿桩身分布的转动 m - φ 弹簧(图 9)在刚性大直径单桩响应计算中作用十分显著^[14]。因此在大直径单桩的设计中应当考虑 m - φ 弹簧的作用,而不仅是传统的 p - y 弹簧。

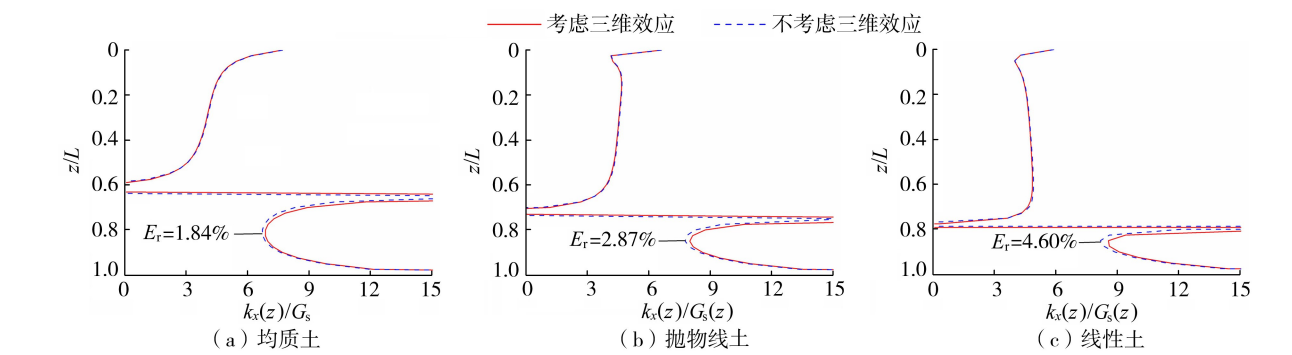


图 8 三维效应对 p - y 刚度的影响
Fig. 8 Influence of three-dimensional effect on p - y stiffness

3 结 论

- a. 三维效应对位控集总刚度的影响较小,可以忽略不计;但是对力控集总刚度的影响很大,不可忽视。
- b. 三维效应对单桩的弯矩分布的影响不大,对单桩的位移、转角和剪力的影响较大,不可忽视。当忽略三维效应时,得到的单桩的位移、转角和剪力均大于实际情况。
- c. 三维效应对沿桩身分布的 p - y 刚度影响不大,造成集总刚度与桩身响应差异的主要原因是忽略了 m - φ 弹簧的作用,在大直径单桩的设计中应当考虑 m - φ 弹簧。

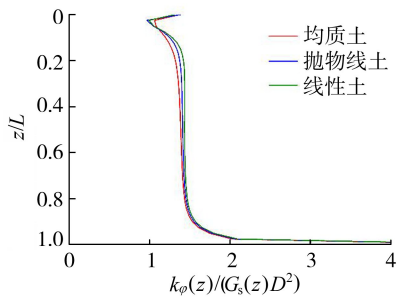


图 9 三维效应对 m - φ 刚度的影响
Fig. 9 Influence of three-dimensional effect on m - φ stiffness

参考文献:

[1] 邓友生,李卫超,王倩,等. 风电机组基础结构形式及计算方法[J]. 科学技术与工程,2020,20(21):8429-8439. (Deng Yousheng,Li Weichao,Wang Qian,et al. Structure types of wind turbine foundation and its calculation methods[J]. Science Technology and Engineering,2020,20(21):8429-8439. (in Chinese))

[2] 袁煜晖,贺瑞,朱元张. 水平循环荷载下嵌岩单桩基础受力特性试验研究[J]. 河海大学学报(自然科学版),2024,52(6):97-106. (Yuan Yuhui,He Rui,Zhu Yuanzhang. Experimental study on characteristics of rock-socketed monopile under lateral cyclic loads[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences),2024,52(6):97-106. (in Chinese))

[3] 贺瑞,朱元张,张继生,等. 地震作用下大直径嵌岩单桩动力响应数值分析[J]. 河海大学学报(自然科学版),2023,51(1):66-76. (He Rui,Zhu Yuanzhang,Zhang Jisheng,et al. Numerical analysis of dynamic response of large-diameter rock-socketed monopiles under seismic loads[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences),2023,51(1):66-76. (in Chinese))

[4] 陶文艳,贺瑞,郑金海. 海上风机大直径单桩水平-摇摆耦合振动特性[J]. 河海大学学报(自然科学版),2018,46(3):260-267. (Tao Wenyan,He Rui,Zheng Jinhai. Analysis on horizontal-rocking vibrations of monopile supporting wind turbine[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences),2018,46(3):260-267. (in Chinese))

[5] 张崧,谭家华. 海上风电场风机安装概述[J]. 中国海洋平台,2009,24(3):35-41. (Zhang Song,Tan Jiahua. Introduction of offshore wind turbine installation[J]. China Offshore Platform,2009,24(3):35-41. (in Chinese))

[6] Det Norske Veritas. Design of offshore wind turbine structures;DNV-OS-J101[S]. Oslo;DNV,2013.

[7] American Petroleum Institute. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms;RP 2A-WSD[S]. Washington DC;API,2014.

[8] Negro V,López-Gutiérrez J S,Esteban M D,et al. Uncertainties in the design of support structures and foundations for offshore wind turbines[J]. Renewable Energy,2014,63:125-132.

[9] 孙毅龙,许成顺,杜修力,等. 海上风电大直径单桩的修正 p - y 曲线模型[J]. 工程力学,2021,38(4):44-53. (Sun Yilong,Xu Chengshun,Du Xiuli,et al. A modified p - y curve model of large-monopiles of offshore wind power plants[J]. Engineering Mechanics,2021,38(4):44-53. (in Chinese))

[10] 鲍金虎,苏静波,吴锋,等. 深厚软黏土地基中大直径单桩基础现场水平受荷试验及 p - y 曲线适用性研究[J]. 河海大学学报(自然科学版),2023,51(3):127-134. (Bao Jinhu,Su Jingbo,Wu Feng,et al. Field horizontal loading test and p - y curve applicability of large-diameter single pile foundation in deep soft clay groundsill[J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences),2023,51(3):127-134. (in Chinese))

[11] 马美玲,李立辰,吴文兵,等. 基于现场试验的海上风电大直径钢管桩 p - y 曲线特性分析[J]. 海洋工程,2024,42(5):44-53. (Ma Meiling,Li Lichen,Wu Wenbing,et al. Characterization of p - y curve for a large-diameter steel pipe pile based on field test[J]. The Ocean Engineering,2024,42(5):44-53. (in Chinese))

[12] 王立忠,赖踊卿,洪义,等. 水平受荷桩“ p - y + M - θ ”分析方法[J]. 岩土工程学报,2024,46(5):905-918. (Wang Lizhong,Lai Yongqing,Hong Yi,et al. A unified “ p - y + M - θ ” model for laterally loaded piles considering rigidities of various piles[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering,2024,46(5):905-918. (in Chinese))

[13] 章巍,储著宇,陈学奇,等. 基于 p - y 曲线和实体有限元法的大直径单桩水平受荷性状研究[J]. 水利水电技术(中英文),2024,55(12):193-202. (Zhang Wei,Chu Zhuyu,Chen Xueqi,et al. Lateral behaviour of large-diameter pile based on p - y curve and solid FEM method[J]. Water Resources and Hydropower Engineering,2024,55(12):193-202. (in Chinese))

[14] He Rui,Kaynia A M,Zhang Jisheng,et al. Influence of vertical shear stresses due to pile-soil interaction on lateral dynamic responses for offshore monopiles[J]. Marine Structures,2019,64:341-359.

[15] Byrne B W,McAdam R,Burd H J,et al. New design methods for large diameter piles under lateral loading for offshore wind applications[C]//Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Oslo;CRC Press,2015:705-710.

[16] Zdravković L,Taborda D M G,Potts D M,et al. Numerical modelling of large diameter piles under lateral loading for offshore wind applications[C]//Proceedings of the 3rd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics. Oslo;CRC Press,2015:759-764.

[17] He Rui,Kaynia A M. Winkler spring coefficients for laterally loaded piles[J]. Computers and Geotechnics,2024,170:106264.

[18] He Rui,Kaynia A M,Zhu Tao. Effect of base shear and moment on lateral dynamic behavior of monopiles[J]. Ocean Engineering,2021,228:108957.

[19] Wang H,Lehane B M,Bransby M F,et al. Field and numerical study of the lateral response of rigid piles in sand[J]. Acta Geotechnica,2022,17(12):5573-5584.

[20] Wan Xiao,Doherty J P,Randolph M F. Relationships between lateral and rotational load transfer stiffnesses and soil modulus for the elastic response of monopiles[J]. Computers and Geotechnics,2021,137:104256.

[21] Robertson P K,Campanella R G. Interpretation of cone penetration tests. Part I;Sand[J]. Canadian Geotechnical Journal,1983,20(4):718-733.

(收稿日期:2025 - 04 - 23 编辑:刘晓艳)